# 带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋的弹性埋置长度计算

沈殷[1],郭泰广[1],王兵[2],万星[2]

(1. 同济大学土木工程学院,200092 上海;2. 上海城建市政工程(集团)有限公司,200065 上海)

**摘　要:** 预埋预应力螺纹钢筋在桥梁预制盖梁反拉法施工中采用,因在钢筋锚固端配置锚垫板,锚固特点表现为黏结锚固和承压锚固的组合传力,这种组合传力锚固计算还缺乏合适方法。基于弹性半空间理论和平衡微分方程,通过锚垫板和钢筋之间的变形协调关系,推导了带锚垫板的预埋螺纹钢筋的锚固传力计算方法以及弹性埋置长度计算公式,并通过有限元进行了验证。参数分析表明,影响锚固性能的主要参数是拉拔荷载、钢筋直径和埋置长度,在对 225 种情况进行参数拟合后给出了弹性埋置长度的实用计算公式,方便工程设计参考。

**关键词:** 埋置长度;预埋预应力螺纹钢筋;锚垫板;拉拔荷载;黏结剪应力

**中图分类号:** TU318　　**文献标志码:** A

# Calculation of elastic embedded length of embedded prestressed rebar with anchor plate

SHEN Yin[1], GUO Taiguang[1], WANG Bing[2], WAN Xing[2]

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, 200092 Shanghai, China;
2. Shanghai Urban Construction Municipal Engineering (Group) Co., Ltd., 200065 Shanghai, China)

**Abstract:** Embedded prestressed rebars are used in back-tensioning construction of precast bridge caps. Because anchor plates are equipped at the anchoring end, the anchoring mechanism is the combined force transmission of bonded anchoring and pressure anchoring. But such combined anchoring method is still lack of reasonable method. Based on the elastic half-space theory and equilibrium differential equations, through the deformation coordination relationship between the anchor plate and the prestressed rebar, the anchoring force calculation method and elastic embedded length formula of the embedded prestressed rebar with anchor plate are proposed. The parameter analysis shows that the main parameters that affect the anchoring performance are the pull-out load, the diameter of rebar and the embedded length. After the parameter fitting of 225 conditions, a practical calculation formula is given to facilitate engineering design reference.

**Key words:** embedded length; embedded prestressed rebar; anchor plate; pull-out load; bond shear stress

**收稿日期:** 2021-03-16　　　**修回日期:** 2022-01-15
**基金项目:** 国家自然科学基金资助项目(No. 51778468)
**通信作者:** 沈殷,副教授。E-mail: shenyin@tongji.edu.cn
**引用格式:** 沈殷,郭泰广,王兵,等. 带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋的弹性埋置长度计算[J]. 应用力学学报,2022,39(3):554-561.
SHEN Yin, GUO Taiguang, WANG Bing, et al. Calculation of elastic embedded length of embedded prestressed rebar with anchor plate[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2022, 39(3): 554-561.

高强钢材在混凝土结构工程中得到广泛应用。我国《混凝土结构设计规范》[1]规定常用预应力螺纹钢筋的抗拉强度标准值达到 785 MPa、930 MPa 和 1 080 MPa 三级，钢筋直径规格达到 18 ~ 50 mm。因为预应力螺纹钢筋可以提供大吨位抗力，在桥梁预制盖梁节段的反拉法施工（图 1）中，高强螺纹钢筋配合锚垫板和螺帽等一起预埋在承台混凝土中，用于大吨位拉拔荷载下的锚固。作为临时构件，要求在施工阶段预埋钢筋和混凝土之间不出现塑性滑移，以避免对承台混凝土造成永久损伤而影响结构安全和耐久性。故预埋预应力螺纹钢筋的弹性埋置长度是设计的重要参数。

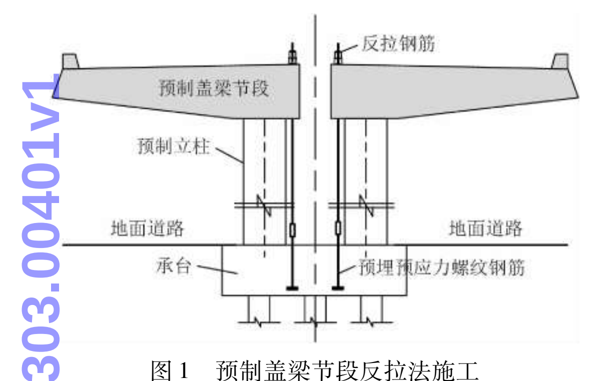



图 1　预制盖梁节段反拉法施工

Fig. 1　Back-tensioning construction of precast cap segment

钢筋在混凝土中的锚固性能至今已有大量研究成果，研究主要集中在钢筋与混凝土的黏结本构关系。Mains 等[2]最早通过轴心拉拔试验，指出了钢筋混凝土的黏结力由胶结力、摩阻力和机械咬合力 3 部分组成。Somayaji 等[3]通过钢筋锚固性能试验发现，黏结滑移本构关系在不同的锚固深度是变化的。徐有邻等[4]通过钢筋混凝土黏结锚固性能试验统计回归了全过程的黏结本构关系，并通过计算机模拟结合可靠度分析建议了设计的锚固长度。赵羽习等[5]进一步建立了随时间和位置变化的钢筋与混凝土的黏结本构关系，发展了钢筋与混凝土的黏结本构关系。Brencich 等[6]试验研究了钢筋混凝土结构中不同锚固形式（弯曲筋和剪切筋）的锚固性能。李艳艳等[7]和黄余冲[8]分别对 600 MPa 级钢筋和 630 MPa 级钢筋进行了大量的拉拔试验。谢剑等[9]研究了 500 MPa 级高强钢筋与高强混凝土（最高达 C80）试件的拔出试验。在对试验结果进行可靠度分析后，上述研究均建议其基本锚固长度仍可按《混凝土结构设计规范》计算，可见现行规范公式在钢筋强度参数上有很好的适用性。钢筋在材料极限状态下不被拔出的最小埋置长度称为锚固长度，诸多研究都是针对这一极限锚固长度开展，但是带锚垫板的预埋螺纹钢筋在不出现塑性滑移条件下的弹性埋置长度计算还缺乏方法。

对于带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋，在大吨位的拉拔荷载作用下，锚固作用表现为黏结锚固和承压锚固的组合传力，性质上类似于 CEB 设计规范[10]涉及的带螺帽的紧固件传力方式。也就是通过埋置段钢筋的黏结锚固作用和端头锚垫板的承压锚固作用共同传递拉拔荷载。岩土工程中的压力型锚杆（索）由钢筋和承载板共同组成[11-13]，最大剪应力位于承载体的端头，设计时不但要考虑锚固体界面上的抗剪力，还要考虑灌浆体的本身强度和稳定性。类似地，对于带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋受大吨位拉拔荷载作用时，如果不考虑锚垫板的锚固作用，仅考虑钢筋的黏结锚固作用，特别是当设计拉拔荷载远小于钢筋屈服荷载时，设计埋置长度将过于保守而不经济。

为明确预埋预应力螺纹钢筋的组合锚固传力机制，本研究基于半空间理论的位移解和应力解，结合预埋预应力螺纹钢筋的弹性黏结本构关系，通过锚垫板和预埋预应力螺纹钢筋结合位置处存在的变形协调关系，推导预埋预应力螺纹钢筋与锚垫板中锚固作用的分配关系，进而确定预埋预应力螺纹钢筋的弹性埋置长度，为带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋的设计计算提供理论依据。

## 1　预埋预应力螺纹钢筋锚固传力弹性解

预埋预应力螺纹钢筋在混凝土中的锚固传力示意如图 2 所示。当拉拔荷载$P_0$作用于预埋预应力螺纹钢筋时，一般认为螺纹钢表面的螺纹与混凝土体间的摩擦作用、化学胶着力及机械咬合力等会产生黏结剪应力 $\tau(z)$，且在直径 $D$ 范围内均匀分布。所以，随着埋置深度 $z$ 的增加，在预埋螺纹钢筋上分布的黏结剪应力处于平衡状态下，螺纹钢筋轴力逐渐降低。预应力螺纹钢筋上分布的总黏结剪力$N_1$可表示为

$$N_1 = \int \pi D \tau(z)\,\mathrm{d}z$$

在锚垫板位置处，如果钢筋埋置长度相对较小，黏结剪力将不能完全平衡所有外荷载拉力。由于预应力螺纹钢筋和锚垫板通过螺帽栓接，可以认为两

者在结合处的位移相等,具有变形协调关系。锚垫板上发生的同等位移使锚垫板挤压混凝土,锚垫板上产生分布压应力 $q$。锚垫板上的总压力 $N_2$ 可表示为

$$N_2 = \int q \mathrm{d}A \tag{1}$$

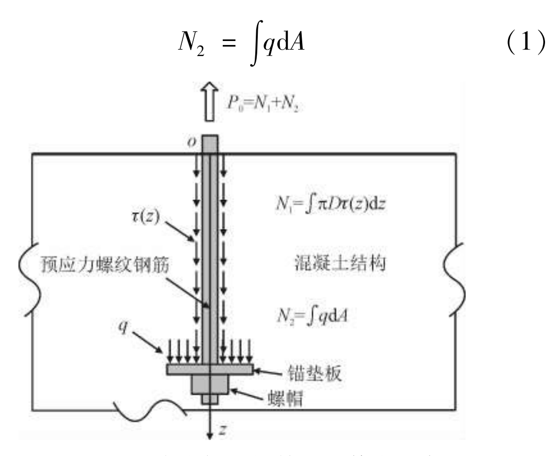



图 2　预埋预应力螺纹钢筋锚固传力示意图

Fig. 2　Schematic diagram of anchoring force transmission of embedded prestressed rebar

锚垫板上的总压力 $N_2$ 平衡了预应力螺纹钢筋黏结滑移后的不平衡拉力,预埋预应力螺纹钢筋的锚固传力包括黏结锚固传力和承压锚固传力两部分,总的拉拔荷载由上述两部分共同平衡,即

$$P_0 = N_1 + N_2 \tag{2}$$

## 1.1　锚下混凝土变形弹性解

因为桥梁承台的尺寸远大于预埋锚垫板,这里采用弹性力学布希涅斯克问题来近似描述锚下混凝土的弹性变形。当法向集中力 $P$ 作用于半无限空间体表面时(图 3),在柱坐标系 $(r,\theta,z')$ 下,$\boldsymbol{A}$ 点的轴向位移的解析解为

$$w_{z'=0} = \frac{(1-\nu^2)P}{E\pi r} \tag{3}$$

式中:$P$ 为集中力;$\nu$ 为泊松比;$E$ 为弹性模量。且当 $z'=0, r\neq 0$ 时,半无限空间受集中力作用如图 3 所示。

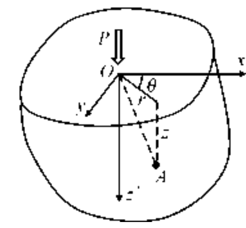



图 3　半无限空间受集中力作用示意图

Fig. 3　Schematic diagram of semi-infinite space under concentrated force

假设锚垫板作用在混凝土上的压力 $N_2$ 为均布荷载。工程中常采用方形锚垫板(图 4),基于式(3)可以得到锚垫板中心处的轴向位移,即

$$w_0 = 8\int_0^{\frac{\pi}{4}}\int_{\frac{D}{2}}^{\frac{a}{\cos\theta}} \frac{(1-\nu_c^2)q}{E_c\pi}\mathrm{d}r\mathrm{d}\theta = \frac{q(1-\nu_c^2)}{E_c\pi}[8a\ln(\sqrt{2}+1)-\pi D] \tag{4}$$

式中:$q$ 为锚垫板受到的均布荷载;$a$ 为方形锚垫板边长的一半;$D$ 为圆孔的直径;$\nu_c$ 为混凝土泊松比;$E_c$ 为混凝土弹性模量。

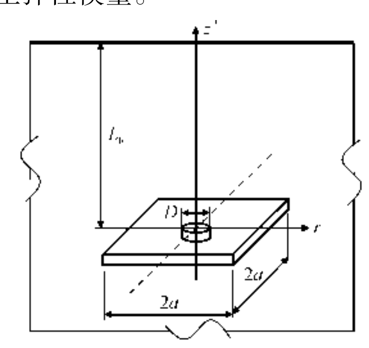



图 4　锚垫板结构示意图

Fig. 4　Schematic of anchor plate

## 1.2　预埋钢筋受力弹性分析

预埋预应力螺纹钢筋弹性模量为 $E_s$,埋置长度为 $L_b$。以混凝土表面的钢筋拉拔端为坐标原点建立图 5 所示坐标系。

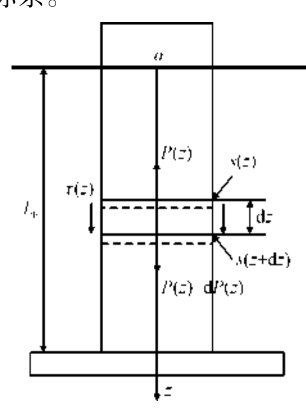



图 5　预埋钢筋微段受力示意图

Fig. 5　Schematic diagram of micro-section of embedded steel bar

在拉拔荷载 $P_0$ 作用下,钢筋和混凝土间的黏结剪应力分布为 $\tau(z)$,黏结滑移变形为 $s(z)$,钢筋轴力分布为 $P(z)$。假定预应力螺纹钢筋材料符合虎克定律,在距离表面深 $z$ 处取钢筋微段 d$z$,建立微段的静力平衡方程,即

$$\frac{\mathrm{d}P(z)}{\mathrm{d}z} = -\pi D\tau(z) \tag{5}$$

这里仅考虑钢筋混凝土黏结滑移弹性剪切刚度 $K_1$ 的情况。弹性阶段的黏结滑移本构关系式为

$$\tau(z)=K_1 s(z) \tag{6}$$

由此可建立弹性阶段微分方程

$$\frac{\mathrm{d}^2 s(z)}{\mathrm{d}z^2}-\frac{4K_1 s(z)}{DE_s}=0 \tag{7}$$

求解微分方程式(7),得

$$s(z)=C_1\cosh(\beta z)+C_2\sinh(\beta z) \tag{8}$$

$$P(z)=-B[C_2\cosh(\beta z)+C_1\sinh(\beta z)] \tag{9}$$

$$\tau(z)=K_1[C_1\cosh(\beta z)+C_2\sinh(\beta z)] \tag{10}$$

$$\beta=\sqrt{\frac{4K_1}{DE_s}},B=\frac{\beta\pi D^2E_s}{4}$$

式中 $C_1$, $C_2$ 为待定系数。待定系数 $C_1$ 通过下一节锚垫板和螺纹钢之间变形协调关系来确定。待定系数 $C_2$ 通过钢筋拉拔端和锚固端的钢筋轴力边界条件来确定,即

$$P|_{z=0}=P(0)=P_0 \tag{11}$$

$$P|_{z=L_b}=P(L_b) \tag{12}$$

根据式(9),有

$$C_2=-\frac{P_0}{B} \tag{13}$$

### 1.3 锚垫板和螺纹钢间的变形协调

预应力螺纹钢筋和锚垫板采用螺帽连接,且预埋在混凝土中,在承台混凝土浇筑硬化过程中,锚垫板和螺帽之间的间距影响被消除,预应力螺纹钢筋端部和锚垫板位移之间可以认为存在变形协调,即预应力螺纹钢筋锚固端的黏结滑移值和锚垫板受压位移相等。根据这个变形条件建立关系,即

$$w_0=\frac{q(1-v_c^2)}{E_c\pi}[8a\ln(\sqrt{2}+1)-\pi D]=s(L_b) \tag{14}$$

可得

$$C_1=\frac{P(0)}{B}\frac{[\sinh(\beta L_b)+AB\cosh(\beta L_b)]}{AB\sinh(\beta L_b)+\cosh(\beta L_b)}$$

$$A=\frac{(1-v_c^2)}{\left(4a^2-\frac{\pi D^2}{4}\right)E_c\pi}(8a\ln(\sqrt{2}+1)-\pi D) \tag{15}$$

此时,通过黏结作用锚固的荷载 $N_1$ 和通过锚垫板承压锚固的荷载 $N_2$ 可分别表示为

$$N_1=P_0-P(L_b),$$
$$N_2=P(L_b) \tag{16}$$

### 1.4 弹性埋置长度的确定

随着拉拔力的增加,钢筋和混凝土之间黏结将逐步从弹性阶段进入塑性阶段,环钢筋的混凝土界面层将产生塑性滑移,出现径向分布的微裂缝。为避免出现局部裂缝,确保承台混凝土的结构安全性和耐久性,需要确定预埋钢筋的弹性埋置长度。钢筋和混凝土之间的黏结剪应力在弹性阶段的最大值位于钢筋拉拔端,所以根据式(10),建立以下弹性黏结锚固的条件,即

$$\tau(0)=K_1C_1\leqslant\tau_u,$$
$$K_1\frac{P_0}{B}\frac{[\sinh(\beta L_b)+AB\cosh(\beta L_b)]}{AB\sinh(\beta L_b)+\cosh(\beta L_b)}\leqslant\tau_u \tag{17}$$

由黏结力破坏控制的埋置长度上限值 $L_{b1}$ 应满足

$$\tanh(\beta L_{b1})\leqslant\frac{B\tau_u-K_1P_0AB}{K_1P_0-AB2\tau_u} \tag{18}$$

另一方面,带锚垫板的钢筋在拉拔荷载作用下,还可能发生锥形混凝土的破裂失效,主要影响因素包括材料强度以及埋置深度。根据紧固件的圆锥体破坏试验,破坏原锥体的表面斜率并不恒定,平均斜率在 30°~40°,一般可简化认为锥体直径为总埋置深度的 3 倍,见图 6。根据 CEB 设计规范[10]建议的单个紧固件锥形破坏承载力计算公式为

$$N_{Rk,c}^0=k_{ucr}\sqrt{f_{ck,cube}}L_b^{1.5} \tag{19}$$

式中:$N_{Rk,c}^0$ 为单个紧固件锥形破坏承载力,N;$L_b$ 为埋置深度,mm;$f_{ck,cube}$ 为边长 150 mm 的立方体抗压强度标准值,MPa;$k_{ucr}$ 为参数,取 10.1。

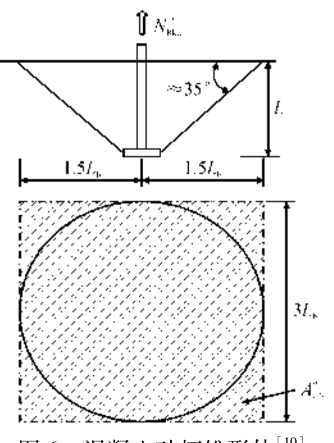



图 6 混凝土破坏锥形体[10]

Fig. 6 Concrete break-out cone[10]

当一组集群的预埋钢筋受相同拉拔荷载时,产生的锥体破坏形态更为复杂,不仅与材料及埋置深度有关,还与钢筋间距及钢筋到混凝土构件自由边缘的距离有关。当钢筋间距相对较小,锥体破坏面

发生重叠,重叠的圆锥面计算非常复杂。因此,目前常用简化和理想的混凝土锥形体计算,即混凝土容量法[10]。根据该方法,一组集群的预埋钢筋锥形体破坏承载力要小于所有单个预埋钢筋承载力的总和,比值关系为形成的破坏锥形体的投影面积之比。一组集群的预埋钢筋锥形体破坏承载力$N_{\mathrm{Rk,c}}$计算公式为

$$N_{\mathrm{Rk,c}} = N^0_{\mathrm{Rk,c}} \frac{A_{\mathrm{c,N}}}{A^0_{\mathrm{c,N}}} \tag{20}$$

式中:$A^0_{\mathrm{c,N}}$是单个预埋钢筋的锥形体投影计算面积,见图6中示意,计算边长为3 $L_{\mathrm{b}}$;$A_{\mathrm{c,N}}$是一组集群预埋钢筋的锥形体投影计算面积,计算边长为3 $L_{\mathrm{b}}+nc$,其中$n$是一列钢筋根数,$c$是一列钢筋间距。

故锥形混凝土破裂失效的控制方程为

$$P(0) \leqslant N^0_{\mathrm{Rk,c}} \text{or} \frac{N_{\mathrm{Rk,c}}}{N} \tag{21}$$

根据式(19)或式(20),联立式(16)进行求解,可以确定由锥形破坏控制的埋置长度下限值$L_{\mathrm{b2}}$。因无法获得显式函数,该求解过程需进行迭代。

## 2 预埋预应力螺纹钢筋锚固性能

### 2.1 有限元数值解验证

采用有限元软件 Abaqus 对前述推导公式进行验证。采用桥梁承台设计参数,混凝土等级为C40,预应力螺纹钢筋直径为 50 mm,埋置长度为2 000 mm,锚垫板尺寸边长150 mm。有限元模型中钢筋、混凝土和锚垫板均采用轴对称单元CAX4R进行模拟(图7)。钢筋和锚垫板之间假定完全固结,用 tie 连接。钢筋和混凝土之间采用 cohesive 单元 COHAX4 模拟界面层的剪切行为,主要材料参数见表1。拉拔荷载施加在钢筋顶面。

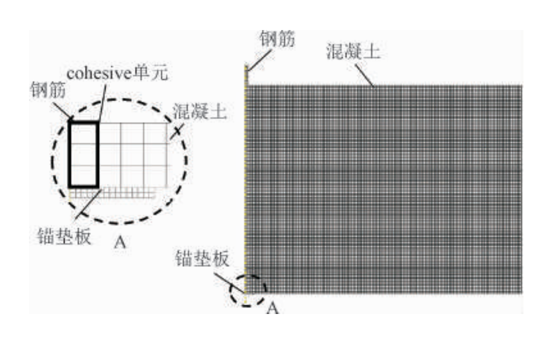



图7 有限元模型

Fig. 7 Finite element model

**表1 主要材料参数**

Tab. 1 Main material parameters

| $E_{\mathrm{c}}$/MPa | $v_{\mathrm{c}}$ | $\tau_{\mathrm{u}}$/MPa | $K_1$/(MPa · mm$^{-1}$) | $E_{\mathrm{s}}$/MPa |
|---|---|---|---|---|
| 32 400 | 0.2 | 7.17 | 3.585 | 200 000 |

主要计算结果见表2。前述推导公式计算结果与有限元分析结果吻合较好,误差在3.3%以内。

**表2 结果对比**

Tab. 2 Comparison results

| $D$/mm | $P_0$/kN | $\tau(0)$/MPa | | $N_2$/kN | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | FEM | 计算值 | FEM | 计算值 | 误差率/% |
| 50 | 500 | 3.76 | 3.75 | 86.4 | 83.8 | 3.0 |
| 50 | 800 | 6.14 | 6.01 | 138.7 | 134.1 | 3.3 |
| 50 | 1 000 | 7.52 | 7.51 | 173.3 | 167.6 | 3.3 |

### 2.2 不同拉拔荷载的影响

采用前述参数,分析不同拉拔荷载作用下预应力螺纹钢筋的锚固性能,结果见图8。由图8(a)~图8(b)可见,随深度的增加,黏结剪应力和钢筋轴力都呈现非线性降低,即拉拔荷载通过黏结剪应力逐步从钢筋传递到混凝土。随着拉拔荷载的增加,钢筋拉拔端的黏结剪应力显著增加,而锚固端的黏结剪应力几乎为零,说明锚垫板约束了钢筋变形,限制了钢筋黏结滑移的发生。而当外荷载达到1 000 kN时,钢筋拉拔端的黏结剪应力已经超过弹性极限值,进入塑性,说明此时埋置深度2 m已不满足弹性埋置长度的要求。

由图8(c)可见,黏结锚固作用占所有拉拔荷载的比值不随拉拔荷载变化而变化。不同的拉拔荷载作用下,总的黏结锚固作用$N_1$为0.82 $P_0$,承压锚固作用$N_2$为0.18 $P_0$。从推导的理论公式来看,对于确定材料和尺寸的预应力螺纹钢筋和混凝土,公式中相关系数的表达式都和拉拔荷载成线性关系,所以黏结锚固占比不随拉拔荷载变化。

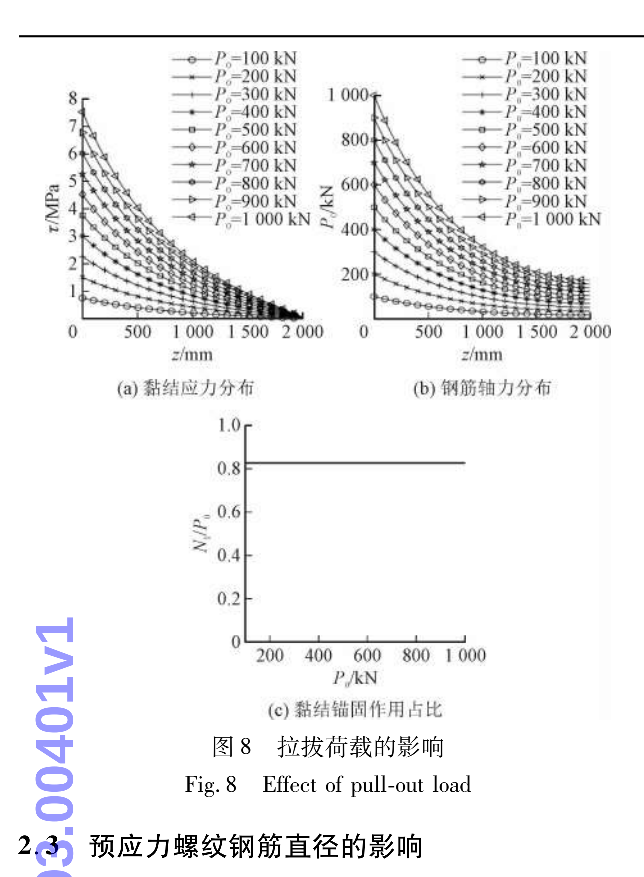



图 8　拉拔荷载的影响

Fig. 8　Effect of pull-out load

## 2.3　预应力螺纹钢筋直径的影响

根据现有规范，预应力螺纹钢筋直径分别取 18 mm、25 mm、30 mm、40 mm、50 mm，拉拔荷载 $P_0$ =50 kN，其他分析参数同前，分析预应力螺纹钢筋直径对锚固性能影响，结果见图 9。

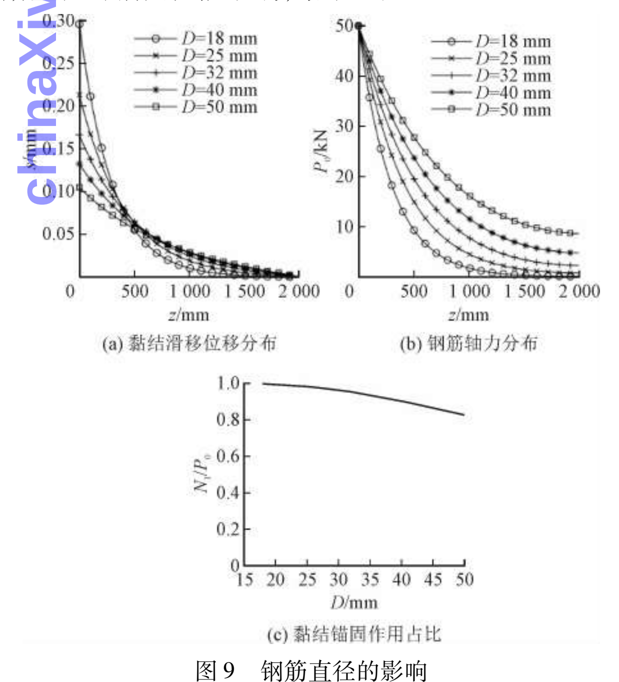



图 9　钢筋直径的影响

Fig. 9　Effect of steel bar diameter

由图 9(a) ~ 图 9(b) 可知，预埋预应力螺纹钢筋直径对锚固性能有较大的影响。不同直径的预应力螺纹钢筋随深度的增加，黏结位移和钢筋轴力均非线性降低。且增加钢筋直径，钢筋黏结位移的变化梯度将减小，同时拉拔端的钢筋黏结应力将降低。所以当钢筋埋置长度不能满足弹性黏结要求时，可以增加钢筋直径。

从图 9(c) 可见，预应力螺纹钢筋直径 $D$ 为 18 mm时，黏结锚固作用占比可以达到 100%；随着钢筋直径的增大，黏结锚固作用占比下降。

## 2.4　埋置长度的影响

取预应力螺纹钢筋直径为 50 mm，拉拔荷载 $P_0$ =500 kN，分析不同预埋深度时预应力螺纹钢筋的锚固性能，其他分析参数同前。埋置长度对锚固性能的影响主要体现在两种锚固方式的分配比例上。黏结锚固作用占所有拉拔荷载的比值结果如图 10 所示。随着埋置长度的增加，黏结锚固作用占比也逐步增加，且增加趋势趋缓；相应的承压锚固作用占比则相应减少。

故当钢筋拉拔端黏结应力大于弹性极限时，可以减少埋置长度，降低黏结锚固的占比，提高承压锚固的占比，进而降低拉拔端的黏结应力，从而满足弹性锚固要求。而减少钢筋埋置长度的做法与通常的增加钢筋锚固长度做法不同，也体现了带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋的弹性埋置长度与一般钢筋锚固长度的差异性。当然如果减少了预应力螺纹钢筋的埋置长度，还需要验算相应的劈裂破坏极限状态。

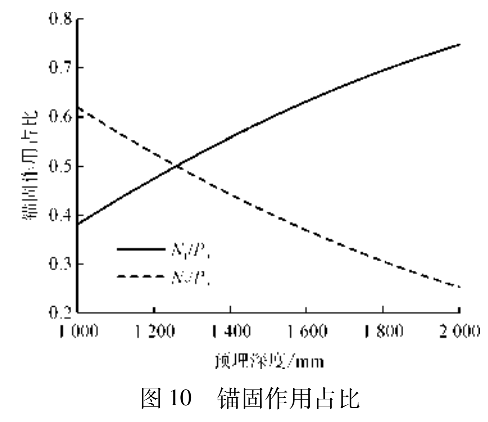



图 10　锚固作用占比

Fig. 10　Ratio of bond-anchorage action

# 3　预应力螺纹钢筋弹性埋置长度实用公式

前述理论推导中涉及迭代和较为复杂计算，为方便工程应用拟合实用方法。针对我国结构规范中

涉及的不同直径和不同强度的预应力螺纹钢筋，采用前述方法计算后，再拟合弹性埋置长度实用计算公式。根据前述参数分析，预应力螺纹钢筋的组合锚固方式中拉拔荷载、钢筋直径和埋置长度是影响锚固性能的主要因素，所以基本参数取值如下，共225种情况。

1）拉拔荷载占比 $\gamma$ 分别取0.1、0.2、0.3、0.4、0.5。拉拔荷载占比取为拉拔荷载和预应力螺纹钢筋的屈服荷载之比。根据CEB设计规范[10]，紧固件钢筋面积确定考虑2倍安全系数，故此处最大拉拔荷载占比为0.5。

2）预应力螺纹钢筋直径分别取为18 mm、25 mm、32 mm、40 mm、50 mm；锚垫板按一般后张预应力螺纹钢筋锚固要求选用，锚垫板边长参考常用规格分别取为80 mm、100 mm、120 mm、140 mm、150 mm。

3）预应力螺纹钢筋屈服强度分别取785 MPa、930 MPa、1 080 MPa。

4）混凝土强度等级分别考虑C30、C40、C50。

5）集群预应力螺纹钢筋根数为9根，采取3根×3根排列，间距取10倍钢筋直径。

《混凝土结构设计规范》[1]8.3.1条给出的受拉钢筋基本锚固长度计算公式，即

$$l_{ab}=\alpha\frac{f_y}{f_t}d \tag{22}$$

式中：$l_{ab}$ 为受拉钢筋的基本锚固长度；$f_y$ 为预应力螺纹钢筋抗拉强度设计值；$f_t$ 为混凝土轴心抗拉强度设计值；$d$ 为锚固钢筋的直径；$\alpha$ 为锚固钢筋的外形系数。

已有很多高强钢筋锚固试验[6-8]表明，上述基本锚固长度计算式(22)仍适用于高强钢筋，且预应力螺纹钢筋的主要锚固影响参数也基本一致，只是公式中不能体现拉拔荷载值的影响。所以仍旧以式(22)为基本形式，对前述共225种情况的锚固钢筋外形系数项进行拟合修正，将其修正为考虑设计拉拔荷载比的综合系数。线性拟合后的公式见图11，平均值拟合相关系数0.7991。从安全性考虑，取所有拟合值的上包络线，简化后的弹性埋置长度计算公式为

$$L_e=(0.08\gamma+0.02)\frac{f_y}{f_t}d \tag{23}$$

式中：$L_e$ 为带锚垫板的预应力螺纹钢筋弹性锚固长度；$\gamma$ 为设计拉拔荷载比，取为设计拉拔荷载/屈服荷载，其他参数同式(22)。该公式适用于预埋预应力螺纹钢筋间距大于10倍钢筋直径的情况。

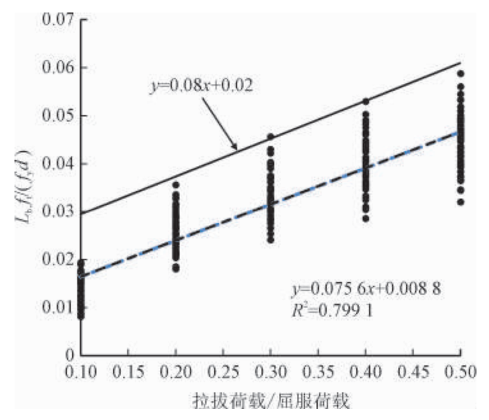



图11　综合系数拟合

Fig. 11　General coefficient fitting

对225种工况，采用式(23)计算所得弹性埋置长度计算值和理论值相比，平均值为1.54，且所有计算值均大于理论值，说明该实用公式足以满足安全性要求。相较于结构规范给出的基本锚固长度公式，式(23)能考虑锚垫板和设计拉拔荷载的影响，计算所得弹性埋置长度远小于基本锚固长度值。对于带锚垫板的预应力螺纹钢筋，对不同设计拉拔荷载可以采用适当埋置长度，可避免预埋预应力螺纹钢筋由于锚固长度过长造成的浪费。

## 4　结　论

1）带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋的锚固作用由钢筋黏结锚固和锚垫板承压锚固组合承载。基于半空间理论的位移解和应力解，结合锚垫板处的变形协调关系，推导了带锚垫板的预埋预应力螺纹钢筋的锚固传力计算方法以及弹性埋置长度计算公式，并用有限元进行了验证。

2）对于特定材料的混凝土和预应力螺纹钢筋，黏结锚固占比不随拉拔荷载变化而变化；随着拉拔荷载的增加，拉拔端的黏结剪应力显著增加，当拉拔端的黏结剪应力超过弹性极限值时，可以减少埋置长度，降低黏结锚固的占比，进而降低拉拔端的黏结应力，满足弹性锚固要求；预埋预应力螺纹钢筋直径对锚固性能有较大影响，随着钢筋直径的增大，黏结锚固作用占比下降，当钢筋埋置长度不能满足弹性黏结要求时，可以增加钢筋直径；随着埋置长度的增加，黏结锚固作用占比也逐步增加，相应的承压锚固作用占比则相应减少。

3）考虑拉拔荷载比，对 225 种情况下的带锚垫板的预应力螺纹钢筋弹性埋置长度进行拟合，给出了实用计算公式(23)，可避免预埋预应力螺纹钢筋由于锚固长度过长造成的浪费。

## 参考文献


[1] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范：GB 50010—2010[S]. 北京：中国建筑工业出版社，2011.

[2] MAINSR M. Measurement of the distribution of tensile and bond stresses along reinforcing bars[J]. ACI Journal，1951，23(3)：225-252.

[3] SOMAYAJI S，SHAH S P. Bond stress versus slip relationship and cracking response of tension members[J]. Journal of the American Concrete Institute，1981，78(3)：217-225.

[4] 徐有邻，沈文都，汪洪. 钢筋砼粘结锚固性能的试验研究[J]. 建筑结构学报，1994，15(3)：26-37.
XU Youlin，SHEN Wendu，WANG Hong. An experimental study of bond-anchorage properties of bars in concrete[J]. Journal of building structures，1994，15(3)：26-37(in Chinese).

[5] 赵羽习，金伟良. 钢筋与混凝土粘结本构关系的试验研究[J]. 建筑结构学报，2002(1)：32-37.
ZHAO Yuxi，JIN Weiliang. Test study on bond stress-slip relationship of concrete and steel bar[J]. Journal of building structures，2002(1)：32-37(in Chinese).

[6] BRENCICH A，NEBIACOLOMBO M. Anchorage of reinforcement bars in Hennebique structures[J]. Construction and building materials，2020，265：120184.

[7] 李艳艳，苏恒博. 600 MPa 钢筋粘结锚固性能试验研究[J]. 建筑结构，2017，47(24)：93-97.
LI Yanyan，SU Hengbo. Experimental research on bond-anchorage property of 600MPa steel bars[J]. Building structure，2017，47(24)：93-97 (in Chinese).

[8] 黄余冲. 新型高强钢筋与混凝土的粘结锚固性能试验研究[D]. 西安：长安大学，2019.

[9] 谢剑，韩超，宋晓程，等. 高强钢筋与高强混凝土粘结锚固性能试验研究[J]. 建筑科学，2015，31(5)：1-5.
XIE Jian，HAN Chao，SONG Xiaocheng，et al. Experimental study on bonding properties between high strength reinforcing bar and high strength concrete[J]. Building science，2015，31(5)：1-5(in Chinese).

[10] Comité Euro-International Du Béton (CEB). Design of fastenings in concrete：Design guide[M]. London：Thomas Telford Ltd.，1988.

[11] 尤春安. 锚固系统应力传递机理理论及应用研究[J]. 岩石力学与工程学报，2005，24(7)：1272-1279.
YOU Chun'an. Theory and application study on stress-transfer mechanism of anchoring system[J]. Chinese journal of rock mechanics and engineering，2005，24(7)：1272-1279(in Chinese).

[12] 刘明亮，朱珍德，刘金元. 锚板抗拉破坏机制试验研究[J]. 岩土力学，2011，32(3)：61-66.
LIU Mingliang，ZHU Zhende，LIU Jinyuan. Experimental study of failure mechanism of uplifting anchor[J]. Rock and soil mechanics，2011，32(3)：61-66 (in Chinese).

[13] 胡伟，孟建伟，姚琛，等. 浅埋平板圆锚竖向拉拔极限承载力计算方法[J]. 岩土力学，2020，41(9)：3049-3055.
HU Wei，MENG Jianwei，YAO Chen，et al. A method for calculating vertical pullout ultimate bearing capacity of shallow circular anchor plate[J]. Rock and soil mechanics，2020，41(9)：3049-3055 (in Chinese).


（编辑　张璐）



